

ESTUDO DE ESTACAS SUBMETIDAS AO ARRANCAMENTO EM DIFERENTES DIREÇÕES, ATRAVÉS DE ENSAIOS EM CENTRÍFUGA GEOTÉCNICA

Study of piles subjected to pulling in different directions, through geotechnical centrifuge testing

Guilherme Venturin Guizardi^a, Rodrigo Martins Reis^a, Sérgio Tibana^a, Fernando Saboya Albuquerque Júnior^a

^a Laboratório de Engenharia Civil, Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro, Brasil.

RESUMO – O presente estudo é de carregamento de estacas isoladas em diferentes direções, sendo utilizado uma centrífuga geotécnica para a modelagem. Os ensaios foram executados com areia fofa, DR = 30%. Utilizou-se um recipiente cilíndrico e o processo de execução do mesmo seguiu três etapas: pluviação, cravação da estaca e, carregamento. O nível de aceleração centrífuga foi de 24g, simulando uma estaca de aço de 67 centímetros de diâmetro, com comprimento cravado de 6,30 metros. A evolução do deslocamento vertical, a força de carregamento, a deformação da estaca e a pressão no fuste da mesma foram monitoradas. As previsões de carga aos diferentes tipos de carregamento comparadas aos valores encontrados nos ensaios apresentaram uma certa diferença, subestimando a carga última vertical e superestimando a carga última horizontal, mas dentro de uma faixa já encontrada por outros pesquisadores, visto que os métodos analíticos apresentam imprecisões e que a modelagem centrífuga tem imperfeições.

ABSTRACT – The present paper describes a research consisting in the loading of isolated piles in three different directions, being used a geotechnical centrifuge for the modeling. The tests were performed in a mass of loose sand presenting 30% of relative density. The sand mass was pluviated into a cylindrical container. The tests preparation included three steps: sand pluviation, pile driving and pile loading. The centrifugal acceleration level was 24 g, reproducing a 0.67m diameter steel pipe 6.3m long. The development of vertical displacements, loading, pile deformation, tension in the shaft were monitored. The loading capacity estimated for the various loadings were compared to the experimental results. Differences were found. Underestimation of the bearing capacity in tension was found whereas overestimation was observed in the horizontal bearing capacity. However, both capacities were found in the same range by other researches, due to model uncertainties presented in the analytical methods and imperfections in the model experiments.

Palavras Chave – Carregamento de estaca isolada, areia fofa, centrífuga geotécnica.

Keywords – Single pile loading, loose sand, geotechnical centrifuge.

1 – INTRODUÇÃO

A engenharia vem acompanhando a descoberta de campos de petróleo e gás em maiores profundidades. Desta forma, plataformas específicas são desenvolvidas para cada situação. Este desenvolvimento engloba tecnologias em diferentes áreas do conhecimento, em especial as que

E-mails: guilherme_guizardi@hotmail.com (G. Guizardi), reis@uenf.br (R. Reis), stibana@gmail.com (S. Tibana), saboya@uenf.br (F. Saboya)

envolvem soluções para a ancoragem de estruturas flutuantes. Grandes deslocamentos e uma resposta dinâmica maior sob a ação de cargas ambientais caracterizam estes tipos de estruturas. É importante destacar que os seus movimentos são controlados por flutuação ou pelas linhas de ancoragem.

Os métodos de ancoragem destes tipos de plataformas vão desde a tradicional catenária até ao sistema *taut-leg*, em que o ângulo entre a linha de ancoragem e o leito marinho pode ser entre 40° e 50°. Existem vários tipos de âncoras utilizadas para fixação das estruturas no leito marinho, como as VLA's (*vertical load anchors*), as estacas de sucção, as estacas torpedo e as SEPLA's (*suction embedded plate anchors*).

Para as fundações de obras portuárias e offshore, tem-se notado nos últimos anos o uso das estacas de aço tubulares vazadas, que está se tornando uma ótima opção devido ao seu bom desempenho ao arrancamento e pela facilidade de cravação na areia (Paik e Salgado, 2003).

Para obter um aumento na capacidade de carga de fundações offshore, várias alternativas estão sendo cogitadas, dentre elas, o estudo de novas concepções de pontos fixos de ancoragem, o aumento dimensional das soluções convencionais e sua otimização, a aplicação de novas metodologias de instalação, a reavaliação dos critérios de dimensionamento (carregamento e propriedades de resistência), o uso de técnicas de melhoramento de solos e de clusters de estacas.

Na centrífuga geotécnica do Laboratório de Engenharia Civil da Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro foi realizada uma série de ensaios físicos de carregamento de estacas de fundação em areia (estacas vazadas), com velocidade controlada, atuando isoladamente e sendo carregadas em diferentes direções. Dessa forma estudaram-se os respectivos comportamentos, assim como a capacidade de carga das mesmas, comparando em seguida com modelos analíticos existentes. Este estudo dará suporte a pesquisas mais complexas, de carregamento em grupo de estacas.

2 – ESTACAS TUBULARES

As estacas cravadas possuem como principais vantagens: rapidez na execução, podem ser cravadas até à nega prevista, são estáveis em terreno sem auto-sustentação, permitem o controle de qualidade na sua execução, têm resistência a ataques químicos e possibilidade de execução através da água em estruturas marítimas.

Quando comparadas a outras estacas de deslocamento, as estacas tubulares são elementos estruturais de grande capacidade portante. Para atingir a resistência especificada em projeto, elas podem ser produzidas em grandes diâmetros e com diferentes espessuras de parede.

O uso de estacas tubulares vazadas de aço está se tornando frequente nos últimos anos, devido ao seu bom desempenho quanto ao arrancamento e pela facilidade de cravação na areia, principalmente para fundações de estruturas em obras portuárias e *offshore*.

Além disso, devido à rigidez da sua seção transversal, têm elevada resistência a momentos fletores, sendo assim, reforçando sua indicação para locais em que os carregamentos horizontais variam em direção e sentido, como efeitos de marés, ventos e efeitos sísmicos (Mello, 1979).

No presente estudo recorreu-se a estacas cravadas, tubulares vazadas, sendo retirado o seu preenchimento interno.

Os métodos teóricos, numéricos e empíricos utilizados para estimar a capacidade de suporte das estacas cravadas são constantemente modificados em função de conhecimentos adquiridos em experiências de campo, testes em laboratórios e modelagem numérica.

Meyerhof (1973) considera que nos casos de tração inclinada a 45°, a metodologia desenvolvida para estimativa da carga de ruptura pode ser simples. Outra opção de análise para cargas de ruptura, seria analisar separadamente o esforço horizontal e o esforço vertical, pelas metodologias de Broms (1964) e Biarez e Barraud (1968).

2.1 – Comportamento de estacas ao carregamento

O método desenvolvido na universidade de Grenoble (França), proposto por Biarez e Barraud (1968), é considerado um dos mais apropriados para a previsão da capacidade de carga ao arrancamento vertical. Está fundamentado em um número elevado de ensaios em modelos reduzidos, nos quais se observou o comportamento e mecanismos de ruptura das fundações tracionadas, dando origem à formulação da teoria, que é baseada no estudo do equilíbrio limite dos solos.

Uma grande quantidade de provas de carga em escala natural foi realizada por empresas e instituições de países membros da *Conférence Internationale des Grands Réseaux Électrique à Haute Tension* (CIGRE), dessa forma validando a metodologia (Bessa, 2005).

O método pode ser utilizado para quase todos os tipos de fundações. Para a análise da superfície de ruptura, considerações são feitas, como o tipo de elemento, tipo de solo, profundidade da fundação e efeitos de carga.

O método considera uma superfície de ruptura equivalente, que inicia na base da estaca e atinge o nível do terreno. A superfície equivalente apresenta um ângulo de inclinação $\lambda = -\Phi/8$.

A capacidade de carga última de estacas submetidas à tração pode ser obtida pela equação:

$$P_u = P_{f\phi} + P_{fc} + P_q + P_\gamma + P_f \quad (1)$$

onde $P_{f\phi}$ é o termo de atrito, P_{fc} é o termo de coesão, P_q é o termo de sobrecarga, P_γ é o termo de gravidade e P_f é o peso próprio da fundação.

Seguindo correlações, obtém-se a capacidade de carga última vertical à tração:

$$P_u = A_l \cdot (c \cdot M_c + \gamma \cdot L \cdot (M_\phi + M_\gamma) + q \cdot M_q) + P_f \quad (2)$$

em que A_l é área lateral enterrada da estaca [L^2], γ é o peso específico do solo [$F L^{-3}$], L é a profundidade enterrada [L], c é a coesão do solo [$F L^{-2}$], q é a sobrecarga uniforme e extensa atuante na superfície do terreno [$F L^{-2}$] e M_ϕ , M_c , M_q e M_γ são coeficientes de capacidade de carga à tração.

Estacas usadas em estruturas como altas chaminés, torres de televisão, prédios altos, paredes de retenção altas e estruturas *offshore* são normalmente submetidas a cargas laterais elevadas. Estas estacas devem resistir não apenas aos movimentos verticais, mas também aos movimentos laterais. Para que uma fundação seja adequada, o movimento vertical e horizontal não deve exceder um valor máximo aceitável e não deve haver falha por escoamento do solo ou do material da estaca.

Reese et al. (1974) e Matlock (1970), para resolver problemas de estacas carregadas lateralmente, desenvolveram o conceito de curvas (p - y), sendo um método muito utilizado e difundido ao redor do mundo.

A maioria das soluções teóricas para estacas carregadas lateralmente se baseia na suposição de Winkler, que envolve o conceito de módulo do solo, em que o meio do solo pode ser aproximado por uma série de molas elásticas independentes estreitamente afastadas (Murthy, 2002).

À medida que a carga H no topo da estaca aumenta, a deflexão y e a correspondente reação do solo p aumentam. A Figura 1 apresenta a relação estabelecida entre p e y a qualquer profundidade x ao longo da estaca. Pode-se observar que a curva é fortemente não-linear, sendo que k [$F L^{-2}$] (módulo de reação horizontal do solo) não é uma constante e muda com a deflexão.

O valor de k é influenciado por muitos fatores, como o diâmetro da estaca (d), a rigidez à flexão (EI), a magnitude da carga H e as propriedades do solo. Para qualquer nível de carga específico, a variação de k com a profundidade é dada pela seguinte expressão (Murthy, 2002):

$$k = n_h \cdot x^n \quad (3)$$

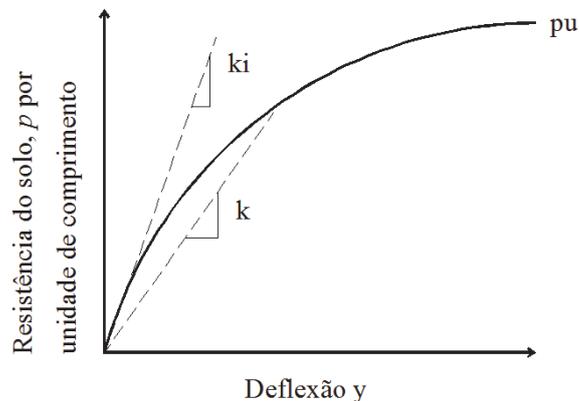


Fig. 1 – Forma característica da curva $p-y$ (Murthy, 2002)

em que n_h é denominado coeficiente de variação do módulo de reação horizontal do solo [$F L^{-3}$]. A relação linear de variação de k ($n = 1$) é a forma mais útil e normalmente utilizada pelos investigadores.

Segundo Reese et al. (1975), para a areia, n_h pode ser obtido em função da densidade relativa.

Em diversos estudos foi observado que para uma areia com maior densidade e para a mesma carga aplicada, a deflexão sofrida pela estaca é muito menor que para a areia fofa. Além disso, foi visto que para areias densas o escoamento global do solo é mínimo, e, por isso, a ruptura é governada pela flexão excessiva da própria estaca. Já para areias fofas existem indícios de que ocorre deformação plástica do solo, sendo o mecanismo de falha por rotação (Bayton e Black, 2016).

A comparação com as recomendações atuais de códigos de projeto sugere que existe uma previsão exagerada da capacidade de carga horizontal da estaca para cargas dentro da faixa testada (Bayton e Black, 2016).

Além disso, Bayton e Black (2016) concluíram que o experimento em areia fofa sofre menos flexão para uma deflexão maior e o ensaio em areia densa sofre mais flexão para uma menor deflexão, para uma mesma carga, suportando a ideia de que a ruptura em areia densa é por flexão da estaca e a ruptura em areia fofa é por rotação da mesma e pelo escoamento do solo.

O método de Broms (1964), no seu desenvolvimento, considerou simplificações relativamente à distribuição das reações últimas laterais em estacas do tipo flutuante. Uma particularidade do método é de apenas ser válido em solos homogêneos, respectivamente, solos coesivos e solos não coesivos. Uma diferenciação entre estacas de cabeça fixa e estacas de cabeça livre é proposta pelo autor dentro de cada tipo de solo.

A Figura 2 apresenta o mecanismo de ruptura, os diagramas de reação do solo e os momentos fletores para estacas curtas, propostos por Broms (1964).

Para a determinação da capacidade de carga em estacas curtas, o momento fletor máximo deve ser inferior ao momento de ruptura em uma determinada seção. Somando os momentos em relação à ponta da estaca, obtém-se a equação abaixo:

$$H_u = \frac{0,5 \cdot \gamma \cdot d \cdot L^3 \cdot K_p}{e + L} \quad (4)$$

em que H_u é a capacidade de carga horizontal [F], γ é o peso específico do solo [$F L^{-3}$], d é o diâmetro externo da estaca [L], L é a profundidade enterrada [L], K_p é o coeficiente de empuxo passivo e e é a distância da carga aplicada ao nível da superfície de solo [L].

Matlock e Reese (1960) resolveram equações para a determinação da deflexão (y), rotação (S), momento (M), esforço transversal (V) e reação do solo (p) em vários pontos ao longo da estaca

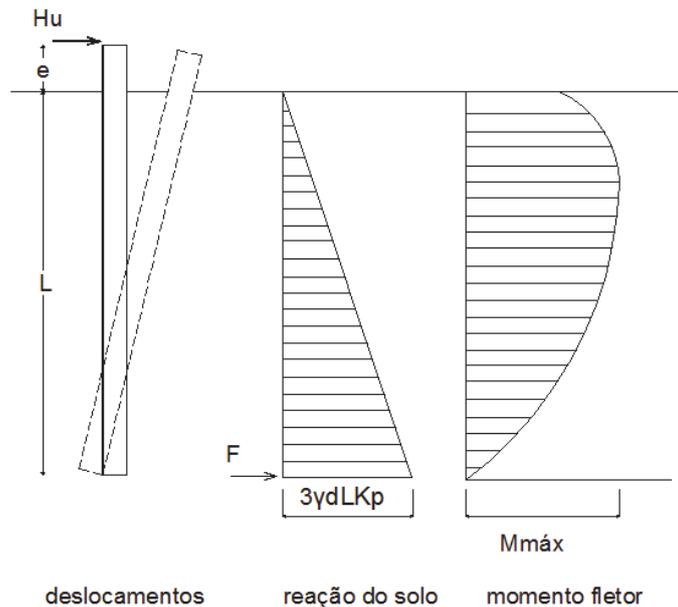


Fig. 2 – Mecanismo de ruptura, diagramas de reação do solo e momento fletor para estacas curtas (Broms, 1964)

baseados na análise dimensional. As expressões para a deflexão (y) e reação do solo (p) são as seguintes:

$$y = (H.T^3/EI)A_y + (M.T^2/EI)B_y \quad (5)$$

$$p = (H/T)A_p + (M/T^2)B_p \quad (6)$$

em que H é a carga horizontal [F], M é o momento na seção da estaca a nível do solo [F L], EI é a rigidez à flexão da estaca [F L²] e T é o fator de rigidez relativa [L] expresso como:

$$T = (EI/n_h)^{1/5} \quad (7)$$

para a variação linear de k .

A e B são o conjunto de coeficientes não-dimensionais. Os mesmos são dados em função do coeficiente de profundidade Z , expresso como:

$$Z = x/T \quad (8)$$

em que x é a profundidade ao longo da estaca onde quer ser feita a análise [L].

Os coeficientes A e B tendem a zero quando o coeficiente de profundidade Z é igual ou superior a 5, ou seja, quando o comprimento da estaca é superior a $5T$, sendo essas estacas denominadas longas ou flexíveis. O comprimento de uma estaca perde seu significado além de $5T$.

A equação correspondente para a deflexão ao nível do solo é expressa como:

$$y = 2,435 (H.T^3/EI) + 1,623 (M.T^2/EI) \quad (9)$$

A construção das várias curvas depende principalmente do único parâmetro n_h . As curvas p - y , a diferentes profundidades ao longo da estaca, podem ser construídas se for possível obter o valor de n_h independente para cada estágio de carregamento H .

Não há uma relação definida entre o parâmetro n_h , as propriedades do solo, o material da estaca e as cargas laterais. No entanto, reconheceu-se que, para estacas em areia, o n_h depende da densidade relativa e que seu valor diminui com um aumento na deflexão da estaca.

Para um problema específico, a seleção de um valor inicial para n_h ainda é difícil e muitas vezes arbitrária. As recomendações disponíveis variam largamente a este respeito (Terzaghi, 1955 e Reese et al., 1975).

Um grande número de dados de testes em estacas foi analisado e a expressão de n_h para estacas em areia pode ser a seguinte, proposta por Murthy (2002):

$$n_h = (150 \cdot C_\phi \cdot \gamma^{1.5} \cdot (EI \cdot d)^{0.5}) / H \quad (10)$$

onde C_ϕ é uma constante que é função do ângulo de atrito do solo $[0,00003 \cdot (1,316)\phi]$, γ é o peso específico do solo $[F L^{-3}]$, EI é a rigidez à flexão da estaca $[F L^2]$, d é o diâmetro da estaca $[L]$ e H é a carga aplicada $[F]$.

A equação acima pode ser usada para prever o comportamento não-linear de estacas submetidas a cargas laterais com muita precisão (Murthy, 2002).

Uma ampla gama de forças geralmente atua nessas estacas, sendo monotônicas e cíclicas de arrancamento lateral-inclinado. Não há métodos de projeto recomendados para estacas *offshore* sujeitas a cargas de arrancamento inclinado. E é assumido desacoplado o efeito de componentes horizontais e verticais da carga inclinada aplicada, ou seja, podem ser consideradas independentemente.

Uma conclusão da pesquisa de Russo e Bernardes (2002) é que os métodos de estimativa da capacidade de carga não previram adequadamente o comportamento de estacas verticais sujeitas a carregamentos inclinados.

De acordo com a pesquisa de Ramadan (2014), foi concluído que a capacidade máxima de tração de uma estaca, submetida a uma carga inclinada, aumenta, quando aumenta a inclinação do carregamento com a horizontal. Além disso, a componente de carga vertical causa contrações elásticas radiais da seção transversal da estaca, o que é mais evidente em estacas tubulares, ocasionando um aumento da sua rigidez à flexão. Isto é observado como uma redução do momento de flexão e da rotação da estaca. No presente trabalho foi utilizado o método de Matlock e Reese (1960) para análise da componente horizontal da carga inclinada aplicada.

3 – MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 – Areia utilizada nos ensaios

A areia utilizada nos estudos foi a mesma usada no estudo de Neves (2012), sendo a areia industrial normalizada, comercializada pelo Instituto de Pesquisa Tecnológico (IPT). As respectivas propriedades físicas são as indicadas no Quadro 1.

Todos os ensaios foram executados com areia fofa ($DR = 30\%$), no recipiente cilíndrico da centrífuga, onde foram cravadas as estacas, sendo solicitadas mediante diferentes ângulos de arrancamento, com taxa constante. O tipo e tamanho da estaca de fundação foram mantidos constantes, bem como sua profundidade de enterramento (topo na superfície do solo) e o nível de aceleração centrífuga g ($N \sim 24$).

Quadro 1 – Propriedades físicas da areia

Propriedades	Valor
Coefficiente de Uniformidade	1,70
Coefficiente de Curvatura	0,90
Diâmetro Efetivo D ₁₀	0,27 mm
Densidade real dos grãos (G)	2,64
Índice de vazios mínimo	0,70
Índice de vazios máximo	1,04

3.2 – Confeção do Modelo

A estaca utilizada nos ensaios seguiu o estudo de escala apresentado abaixo. Considerando uma estaca (protótipo) de aço, tendo 67,0 cm de diâmetro e espessura da parede de 12,0 mm, o diâmetro do modelo é obtido seguindo a relação de similitude expressa na equação (11), também utilizada por Bayton e Black (2016), que relaciona a rigidez à flexão do modelo ($E_m \cdot I_m$, m = modelo) com a do protótipo ($E_p \cdot I_p$, p = protótipo), sendo que a estaca utilizada no modelo é uma liga de alumínio 6063 T5 e a aceleração centrífuga $N = 24$.

$$(E_m \cdot I_m) / (E_p \cdot I_p) = 1/N^4 \quad (11)$$

No Quadro 2 apresentam-se as características da estaca utilizada nos ensaios.

Quadro 2 – Características da estaca (Modelo e Protótipo)

Descrição	Modelo	Protótipo
Diâmetro (D)	28,57 mm	67,0 cm
Espessura da parede (t)	1,6 mm	12,0 mm
Material	Alumínio	Aço
Módulo de elasticidade (E)	69 GPa	205 GPa
Rigidez à flexão (EI)	850,49 Nm ²	2,752x10 ⁸ Nm ²
Comprimento cravado (L)	270 mm	6,30 m

Foi realizado um estudo para prever o comportamento da estaca protótipo quando submetida a carregamento inclinado e horizontal.

Com n_h (constante do coeficiente de reação horizontal [$F L^{-3}$]) = 8 MN/m³ - areia fofa (Reese et al., 1974) e $E_p \cdot I_p$ (rigidez à flexão [$F L^2$]) = 2,752x10² MNm² - aço, obtém-se pela equação (7), $T = 2,0$ metros, onde MN é a força em mega newtons (N.10⁶). Considerando o comprimento cravado da estaca e fazendo $x = L$ na equação (8), obtém-se $(L/T) = 3,10$. Assim, é previsível que a estaca se comporte como estaca intermediária, sofrendo pequenas deformações no carregamento e que a sua ruptura seja caracterizada pela rotação da mesma.

Para o arrancamento da estaca nos três ensaios foi utilizado um motor elétrico, que foi fixado sobre uma viga de alumínio, ficando a uma determinada altura do topo do recipiente cilíndrico. No ensaio de arrancamento vertical foi utilizado um transdutor de deslocamento da GEFTRAN Brasil modelo PZ34-S-250. A célula de carga utilizada nos ensaios foi a do modelo ELH TC 590 – 1000lb da Entrant Devices. Para o arrancamento horizontal e inclinado foram utilizados medidores de deformação e de tensão total, fixados no fuste da estaca modelo.

A aquisição de dados dos ensaios foi feita através do computador PXI. Foi desenvolvido um programa específico, através da plataforma LabView 8.5, para a aquisição de dados durante os ensaios.

A primeira etapa para a realização dos três ensaios foi o preenchimento do recipiente cilíndrico, com a areia já especificada, na densidade desejada. O processo de pluviação consiste na produção de uma chuva de areia através de um pluviador, o qual foi confeccionado para a realização dos ensaios. O pluviador elaborado para o estudo tem como ideia o adotado por Dave e Dasaka (2012), sendo formado por um funil de alimentação do solo (areia), suportando determinado volume, acoplado a uma válvula borboleta, para abrir e interromper a passagem do material e um conjunto de tubos, formado por trechos maleáveis, facilitando o manuseio e um trecho rígido, de PVC (tubo de água).

Pretendeu-se realizar ensaio sobre areia fofa, ou seja, com uma densidade relativa entre 15% e 35%. Para a obtenção da densidade desejada realizou-se a calibração do pluviador com o recipiente cilíndrico. Para uma altura de queda de 5 cm, a densidade relativa obtida foi de 30%, assim, utilizou-se esta altura de queda para a confecção dos modelos.

A segunda etapa dos ensaios foi a cravação da estaca, semelhante nos três. Para não haver inclinação da mesma no processo de cravação, um guia de acrílico foi confeccionado com um furo no centro, no diâmetro da estaca, sendo fixada sobre o recipiente cilíndrico. O equipamento utilizado para a cravação foi um cilindro de simples ação, sendo fixado a uma viga suporte e conectado a uma bomba hidráulica. Placas de alumínio e chamfox foram posicionadas umas sobre as outras nos dois extremos do recipiente, servindo de apoio para a viga suporte até que a altura da posição do cilindro fosse alcançada. O sistema de cravação é apresentado na Figura 3 e todo o processo ocorreu a 1g.

3.3 – Carregamento Vertical

Para o carregamento foi confeccionada uma cabeça de latão sendo fixada no topo da estaca, de onde sai o cabo de aço, preso a uma pequena esfera. Peças de latão foram fabricadas para serem fixadas na haste enroscada do motor elétrico e na célula de carga. Assim, ligando a estaca, com o cabo de aço fixo, à célula de carga e ao motor elétrico. Uma peça de alumínio também foi confeccionada e presa às peças de latão, para que a haste do transdutor de deslocamento ficasse apoiada, dessa forma permitindo a leitura do deslocamento no carregamento. O sistema de carregamento vertical é apresentado na Figura 4.

3.4 – Carregamento Horizontal

O motor elétrico ficou posicionado na lateral da viga de arrancamento e não no centro, como no carregamento vertical. Duas roldanas foram utilizadas para simulação do arrancamento horizontal, uma fixa na viga e outra no motor elétrico. A roldana fixa na viga pode variar sua altura em relação ao solo, sendo neste ensaio posicionada rente ao topo da estaca, para que o cabo de aço ficasse exatamente na horizontal. Peças de latão foram fabricadas para prender a célula de carga ao cabo de aço.

O sistema de carregamento horizontal é apresentado na Figura 5.

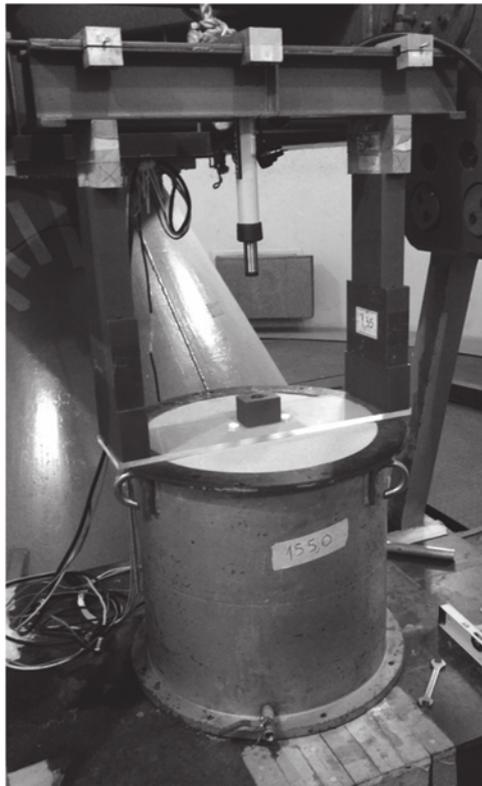


Fig. 3 – Sistema de cravação

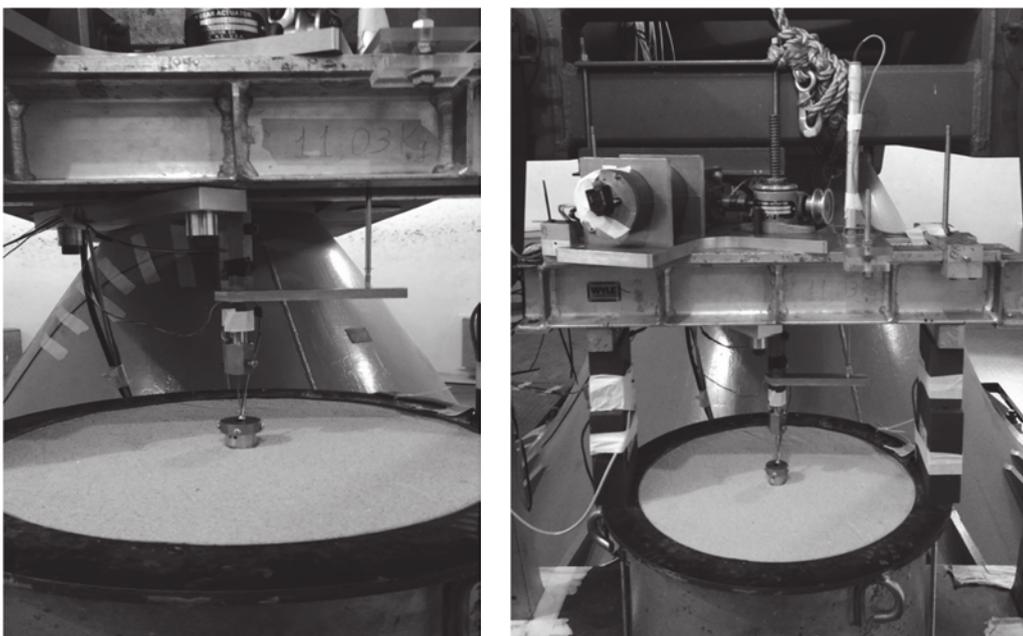


Fig. 4 – Ensaio de arrancamento na vertical ($\alpha = 90^\circ$)



Fig. 5 – Ensaio de arrancamento na horizontal ($\alpha = 0^\circ$)

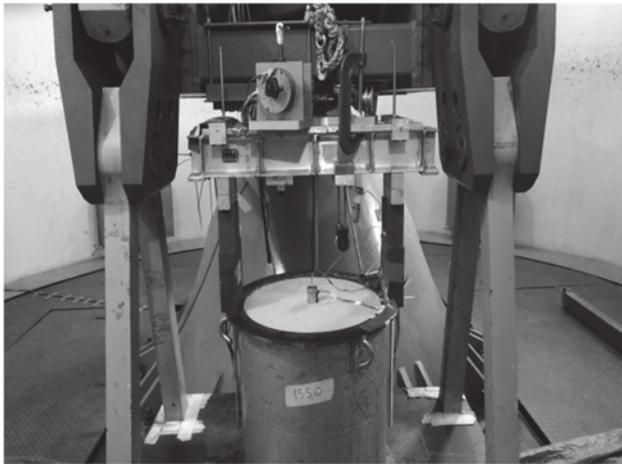


Fig. 6 – Ensaio de arrancamento inclinado ($\alpha = 45^\circ$)

3.5 – Carregamento Inclinado

O carregamento inclinado foi realizado de forma semelhante ao ensaio na horizontal, sendo utilizados os mesmos equipamentos e instrumentos. O que variou foi a posição da roldana fixa na viga, sendo posicionada a uma determinada altura do solo, para que o ângulo de arrancamento ficasse próximo dos 45°.

O sistema de arrancamento inclinado é apresentado na Figura 6.

4 – RESULTADOS E ANÁLISES

4.1 – Carregamento Horizontal

A estaca foi instrumentada com 4 medidores de deformação, de um lado do fuste na direção do carregamento, sendo o primeiro posicionado rente à superfície do solo, o último na metade do comprimento cravado da estaca e os dois restantes no intervalo entre esses, com espaçamentos iguais.

A leitura dos sensores de deformação foi feita durante o ensaio, bem como a da célula de carga. A Figura 7 apresenta a relação força (N) - deformação observada nos 4 pontos analisados. Os valores apresentados estão em escala de modelo.

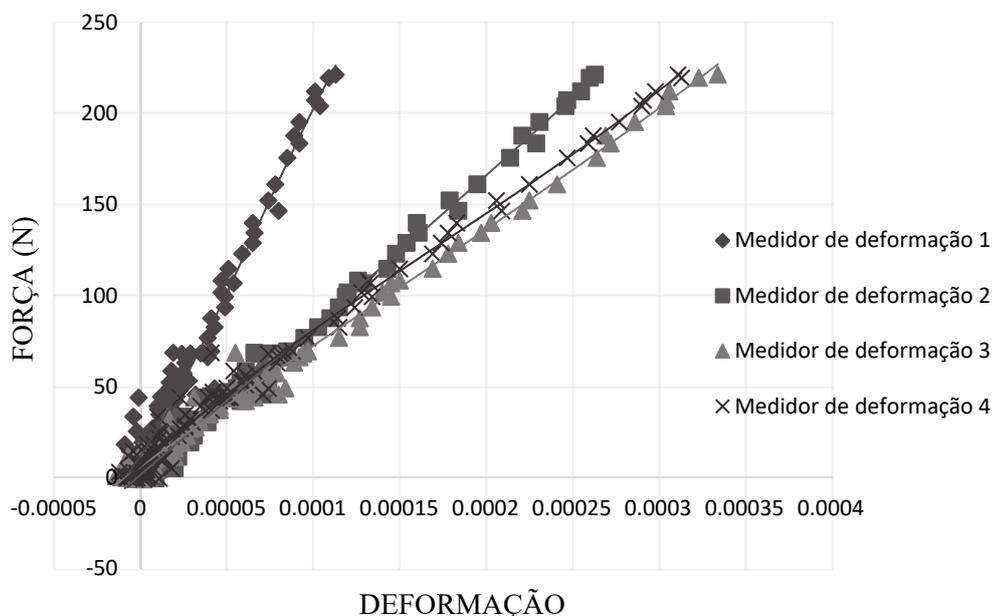


Fig. 7 – Relações força – deformação obtidas no ensaio de carregamento horizontal

Observa-se que até à carga última, o medidor que sofreu maior deformação foi o número 3, situado a 2,10 m da superfície do solo, em escala de protótipo. Percebe-se, também, que o medidor número 1 sofre uma deformação menor que a dos outros.

Um ponto importante de se observar é que todos os valores encontrados de deformação são muito baixos, concluindo-se que a estaca se deforma muito pouco até a ruptura. Analisando o modelo, o maior valor de deformação encontrado, que foi de 0,33‰, não se aproxima do limite de deformação elástica da liga de alumínio da estaca, que é de 1,5‰, ou seja, a mesma não escoou durante o ensaio.

A Figura 8 apresenta o desenvolvimento do momento fletor com a profundidade cravada da estaca, em escala de protótipo. A carga foi aplicada no topo da mesma, a uma distância de 0,65 m da superfície de areia.

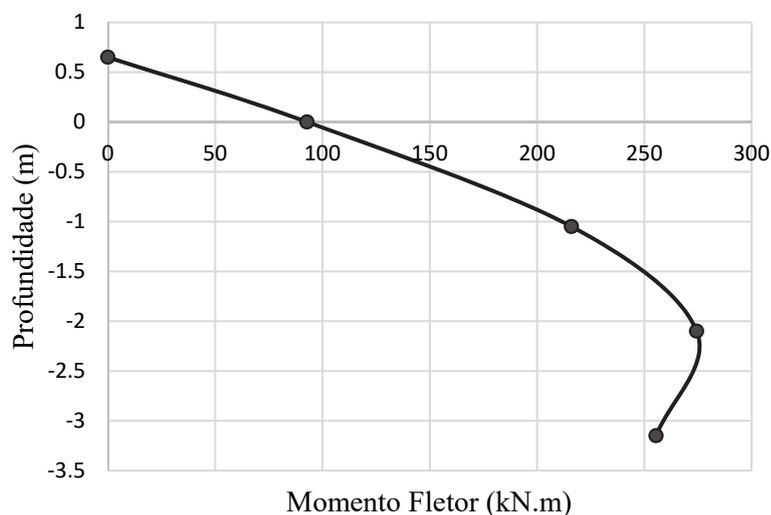


Fig. 8 – Desenvolvimento do momento fletor na estaca no ensaio de carregamento horizontal

O deslocamento da estaca para várias profundidades é determinado pela equação de Matlock e Reese (1960), (equação 5), onde são utilizados a carga aplicada no topo da mesma (H) e o momento na superfície do solo (M), obtido através da leitura do medidor de deformação 1. A carga última encontrada pela leitura da célula de carga, para o ensaio horizontal, foi de 127 kN (protótipo). A

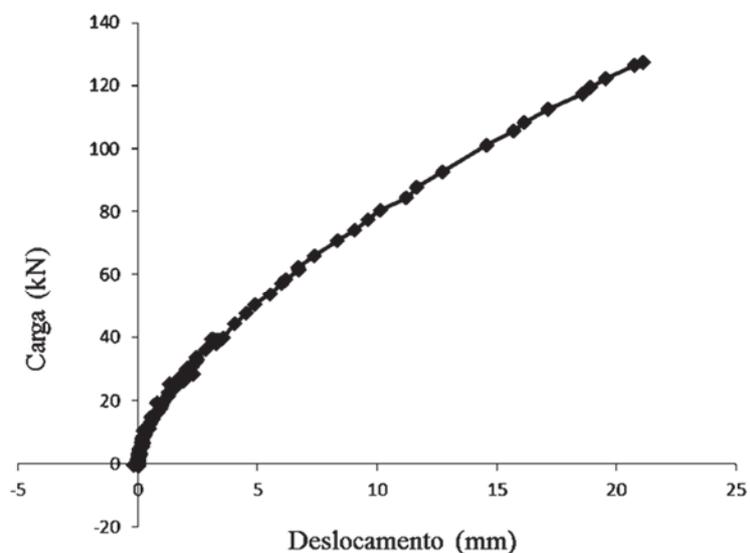


Fig. 9 – Curva Carga x Deslocamento no ensaio de carregamento horizontal

Figura 9 apresenta a relação carga aplicada - deslocamento calculado para a estaca no nível da superfície do solo, em escala de protótipo. O deslocamento foi calculado utilizando a (equação 9).

A ruptura observada condiz com o que foi previsto, sendo que o material da estaca pouco se deforma e, no regime elástico, caracterizando uma ruptura por rotação, ou seja, escoamento do solo.

A análise pelas curvas p - y foi realizada para 7 profundidades, em que a reação do solo (p) é encontrada a partir da equação de Matlock e Reese (1960), (equação 6), sendo que no nível do solo a reação é nula. A Figura 10 apresenta as curvas em escala de protótipo, sendo que as profundidades analisadas foram as seguintes: 0,20 m, 0,40 m, 0,60 m, 0,80 m, 1,00 m, 1,20 m, e 2,00 m.

O método de Matlock e Reese (1960) considera o trecho inicial, ou seja, profundidades próximas à superfície do solo (coeficiente de profundidade menor que 1), como sendo as mais importantes, exercendo uma grande influência no comportamento de estacas sob carregamento lateral.

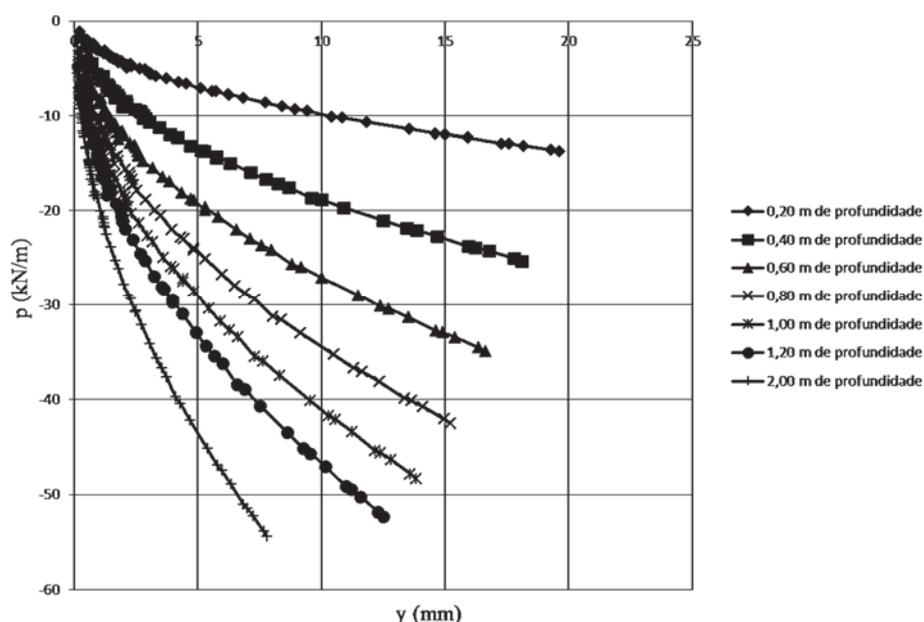


Fig. 10 – Curvas p - y obtidas a partir do ensaio de carregamento horizontal

Como já foi demonstrado em cálculo, a previsão é que a estaca se comporte como curta/intermediária. Utilizando a equação de Broms (1964), o valor da capacidade de carga foi de 482 kN. Em trabalhos estudados para a pesquisa, os valores de capacidade de carga horizontal observados e previstos também se dispersaram, gerando uma superestimação da carga de ruptura.

4.2 – Carregamento Inclinado

A estaca também foi instrumentada com 4 medidores de deformação, de um lado do fuste na direção do carregamento, da mesma forma que no ensaio horizontal.

A Figura 11 apresenta a relação força (N) - deformação observada nos 4 sensores. Os valores apresentados estão em escala de modelo.

O medidor que sofreu maior deformação foi o número 3, assim como no carregamento horizontal. O principal motivo para os valores de deformação da estaca nos ensaios horizontal e inclinado serem tão próximos pode ser explicado pela carga que a mesma suportou. A carga última

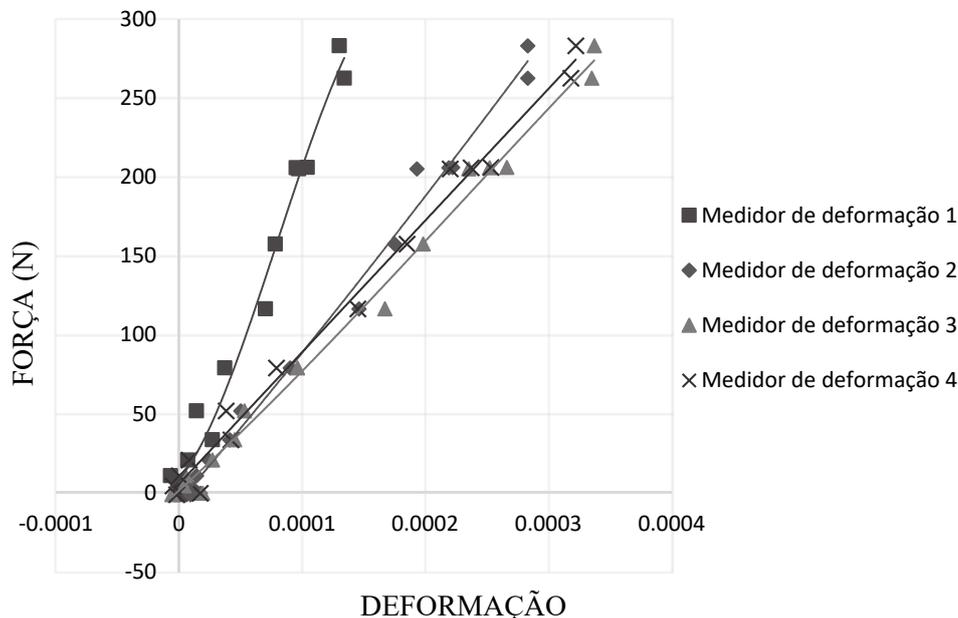


Fig. 11 – Relações força – deformação obtidas no ensaio de carregamento inclinado

no carregamento horizontal, como já foi dito, foi de 127 kN e a carga de ruptura no carregamento inclinado, sendo o ângulo de 45°, foi de 163 kN. Com a decomposição da força inclinada obtém-se uma carga lateral última de 115 kN. Sendo assim, o valor da carga horizontal que atua na estaca em ambos os ensaios é muito próximo. Por isso, os valores das deformações também ficaram semelhantes.

A ruptura do sistema estaca-solo é da mesma forma que no ensaio de carregamento horizontal, devido à rotação da estaca, escoamento do solo, sendo que a mesma não escoou durante o carregamento.

A Figura 12, em escala de protótipo, apresenta o desenvolvimento do momento fletor com a profundidade cravada da estaca no carregamento inclinado.

A carga última para o ensaio inclinado foi de 163 kN (protótipo), sendo a carga horizontal e vertical última de 115 kN (iguais devido ao ângulo de 45°). A Figura 13, em escala de protótipo, apresenta a relação carga lateral aplicada – deslocamento horizontal calculado para estaca no nível da superfície do solo. Utilizando-se a (equação 9) para o cálculo do deslocamento.

A carga horizontal última prevista pelo método de Broms (1964) foi de 482 kN. Já a carga vertical última prevista pelo método da Universidade de Grenoble, sendo melhor explicada no item seguinte (4.3), foi de 140 kN. Essa diferença das cargas últimas influencia na previsão do tipo de falha, sendo no caso, a ruptura axial da estrutura ($H_u > P_u$), segundo as considerações de Poulos e Davis (1980).

A capacidade de carga inclinada utilizando as considerações de Poulos e Davis (1980), que analisa separadamente esforço vertical e horizontal, foi de 198 kN (para $\beta = 45^\circ$), sendo que o valor observado no ensaio em centrífuga foi de 163 kN.

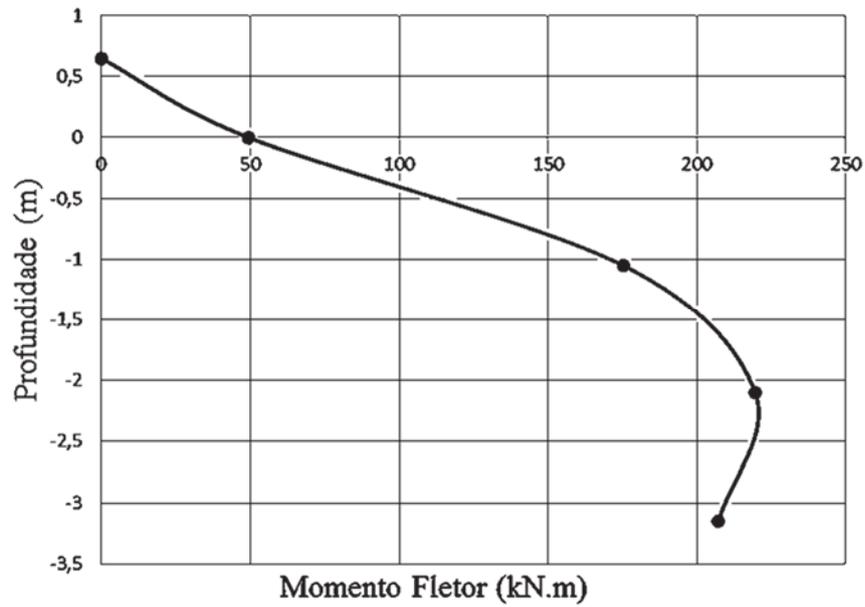


Fig. 12 – Desenvolvimento do momento fletor na estaca no ensaio de carregamento inclinado

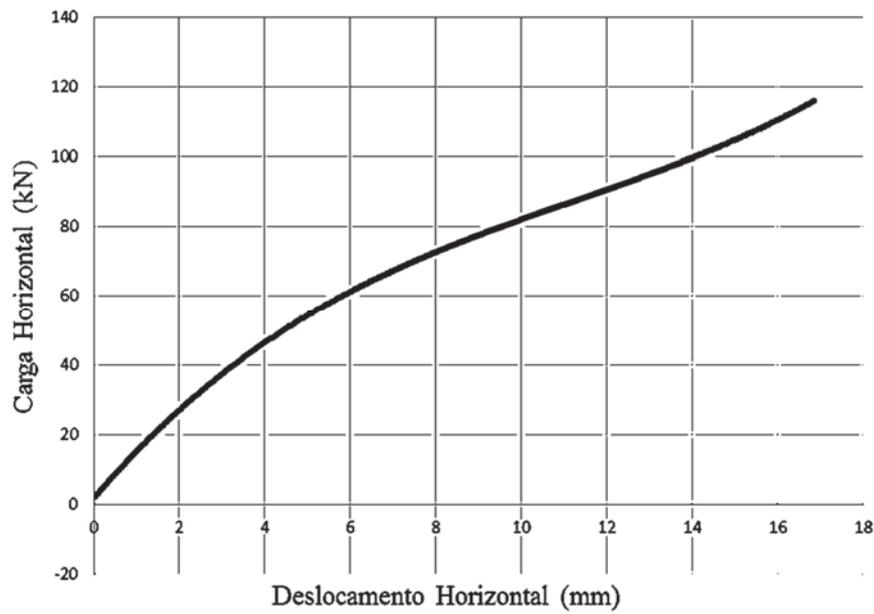


Fig. 13 – Curva Carga Horizontal x Deslocamento horizontal no ensaio de carregamento inclinado

4.3 – Carregamento Vertical

A estaca não foi instrumentada como nos ensaios de carregamento horizontal e inclinado, sendo apenas utilizada a célula de carga, para a medição da força de carregamento, e o transdutor de deslocamento, medindo o quanto a estaca se desloca até a carga última.

A Figura 14, em escala de protótipo, apresenta a relação carga aplicada - deslocamento sofrido pela estaca, sendo a medição feita no topo da mesma.

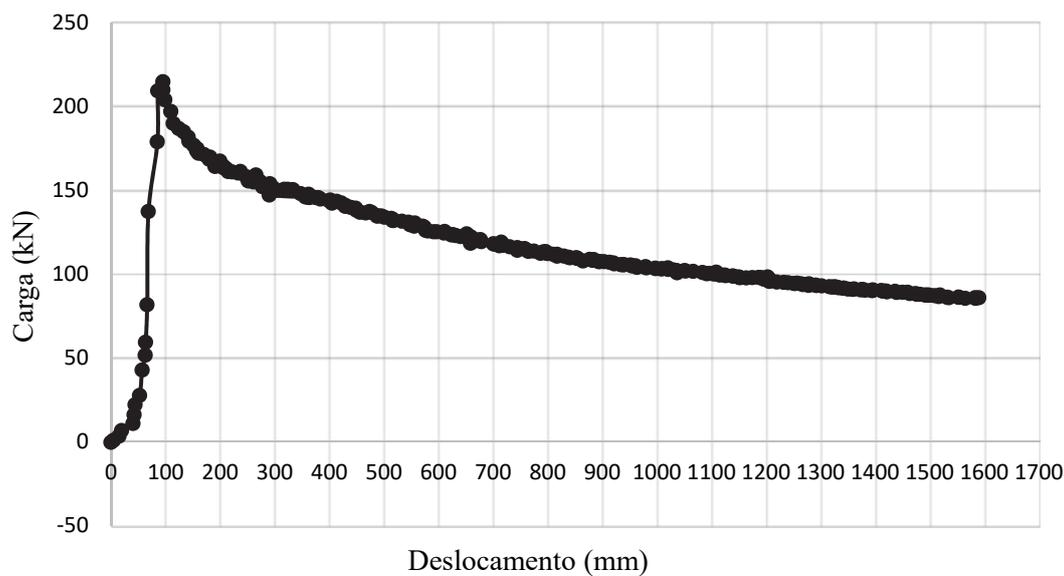


Fig. 14 – Curva Carga x Deslocamento no ensaio de carregamento vertical

Para o caso estudado, os termos utilizados para o cálculo da carga última são a soma do termo de atrito, termo de gravidade e o peso próprio da estaca. O valor de cada termo foi:

$$P_{f\phi} = 77 \text{ kN};$$

$$P_{\gamma} = 51 \text{ kN};$$

$$P_f = 12 \text{ kN}.$$

A soma dos termos forneceu o valor da capacidade de carga ao carregamento vertical, sendo de 140 kN. Os valores previstos e observados foram, respectivamente, 140 kN e 214 kN, sendo uma diferença considerada aceitável.

4.4 – Análise dos três ensaios

A capacidade de carga nos três carregamentos foi mostrada nos itens anteriores. A seguir, no Quadro 3, são apresentados os valores encontrados através dos métodos analíticos (previstos) e os valores observados nos ensaios.

No que diz respeito às cargas últimas observadas e previstas pelos métodos analíticos citados, em relação à capacidade vertical, o método da Universidade de Grenoble subestimou a carga de ruptura em 35%, mostrando-se conservador, sendo uma diferença aceitável e dentro de uma faixa encontrada por outros pesquisadores, como Danziger (1983). Já o método de Broms (1964) superestimou a carga última horizontal, sendo um valor aproximadamente 280% superior ao

Quadro 3 – Cargas últimas previstas e observadas

Ângulo (°)	Carg. Total Últ. Prev. (kN)	Carg. Total Últ. Obs. (kN)	Carg. Vert. Últ. Prev. (kN)	Carg. Vert. Últ. Obs. (kN)	Carg. Horiz. Últ. Prev. (kN)	Carg. Horiz. Últ. Obs. (kN)
0	140	214	140	214	0	0
45	198	163	140	115	140	115
90	482	127	0	0	482	127

observado. De acordo com estudos realizados, como os de Araújo (2013) e Bayton e Black (2016), os códigos de projeto atuais sugerem uma previsão muito elevada da capacidade de carga horizontal de estacas, sendo que diferenças percentuais em torno de 1000% já foram encontradas. Essas diferenças na presente pesquisa podem ser explicadas por imprecisões dos métodos analíticos, como no da Universidade de Grenoble, em que é considerada uma superfície de ruptura equivalente formando um ângulo $\lambda = -\Phi/8$, não necessariamente sendo o que ocorre na ruptura ao carregamento vertical, e como no método de Broms (1964), em que o diâmetro interfere na capacidade, mas sem a preocupação da forma da seção transversal da estaca (tubular ou maciça) e o ponto de rotação da mesma que é considerado próximo a sua base. Da mesma forma, existem imperfeições na metodologia e montagem dos ensaios em centrífuga, como por exemplo, a cravação sendo realizada a 1g, interferindo no comportamento ao carregamento da estaca em voo, sendo que esse processo de cravação provoca uma compactação do solo circundante, dessa forma alterando a capacidade de carga da estaca.

No que se refere ao observado no carregamento inclinado, evidencia-se que a estrutura sofre uma ruptura lateral segundo as considerações de Poulos e Davis (1980), pois a carga horizontal última do carregamento inclinado se aproximou da carga última do carregamento lateral, sendo que o previsto era que a estrutura sofresse uma ruptura axial, devido ao maior valor encontrado para a capacidade lateral da estaca pelo método de Broms (1964).

Analisando os ensaios em centrífuga de carregamento horizontal e inclinado, como já foi comentado anteriormente, a deformação apresentada pela estaca nos pontos analisados foi praticamente igual, assim como a tensão e o momento fletor calculado nas seções. O motivo do comportamento semelhante da estaca em ambos os ensaios pode ser explicado pela carga lateral última, exercendo grande influência no carregamento inclinado, sendo que no carregamento horizontal o valor da carga de ruptura foi de 127 kN e no inclinado o valor da carga lateral última foi de 115 kN, ou seja, valores muito próximos.

O deslocamento lateral calculado da estaca, através da equação (9), foi de 21,15 mm para o carregamento horizontal e de 16,85 mm para o carregamento inclinado, ou seja, valores bem aproximados. A ruptura observada nos dois ensaios foi de rotação da estaca, ou seja, escoamento do solo, sendo que a deformação sofrida pela estaca foi apenas elástica, e muito pequena. O resultado suporta a ideia de que para valores mais baixos de rigidez global, devido ao módulo de reação horizontal do solo (k) reduzido, ou seja, em areias fofas, o mecanismo de falha que prevalece é por escoamento plástico do solo circundante.

Como a areia nos ensaios foi fofa (DR = 30%), ou seja, as partículas do solo mais soltas, o esforço lateral fez com que o material circundante se desprendesse com maior facilidade, ocasionando a rotação da estaca. A consequência disso é que a estaca resistiu mais ao esforço vertical que ao esforço horizontal, ou seja, a resistência ao atrito solo-estaca foi mais elevada que a resistência lateral do solo.

5 – CONCLUSÕES

Estacas offshore estão sendo usadas em ambientes agressivos, podendo ser utilizadas isoladamente ou em grupo, para suportar, no caso estudado, estruturas flutuantes. Uma ampla gama de forças geralmente atua nessas estacas, sendo monotônicas e cíclicas de arrancamento lateral-inclinado. O mecanismo de resposta de uma estaca submetida a cargas em diferentes direções é considerado complexo, ou seja, o sistema estaca-solo é de difícil análise, dependendo das propriedades da estrutura, do solo circundante e da interação de ambos. No que diz respeito ao carregamento inclinado, não há métodos de projeto recomendados para a avaliação de forma adequada, sendo que os já existentes criaram suposições, de certa forma grosseiras, podendo invalidar a sua aplicabilidade.

Através dos resultados encontrados nos três ensaios, conclui-se que para o modelo de estaca utilizado, o solo na densidade especificada e seguindo a metodologia determinada, a maior capacidade de carga do sistema estaca-solo foi apresentada no carregamento vertical, seguido do carregamento inclinado e tendo menor capacidade ao carregamento horizontal. A resistência ao atrito estaca-solo foi mais elevada que a resistência lateral do solo, principalmente devido ao estado fofo da areia (DR = 30%), sendo suas partículas mais soltas, fazendo com que se desprendesse com maior facilidade ao esforço realizado. As previsões de carga comparadas com os resultados dos ensaios, apresentaram uma certa diferença, subestimando a carga última vertical e superestimando a carga última horizontal, mas dentro de uma faixa já encontrada por outros pesquisadores, visto que os métodos analíticos apresentam imprecisões e que a modelagem centrífuga tem imperfeições.

A estaca se comportou de forma semelhante nos carregamentos inclinado e horizontal, com valores de carga última lateral bem aproximados, assim como as deformações na estaca, o momento calculado e o deslocamento a nível do solo. A previsão de ruptura do sistema estaca-solo foi curta/intermediária, sendo o ocorrido, suportando a ideia de que em areias fofas a falha que prevalece é por rotação da mesma, ou seja, escoamento do solo.

6 – REFERÊNCIAS

- Araújo, A. G. D. (2013). *Provas de carga estática com carregamento lateral em estacas escavadas hélice contínua e cravadas metálicas em areia*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Universidade Federal do Rio Grande do Norte. Natal – RN.
- Bayton, S.M.; Black, J.A. (2016). *The effect of soil density on offshore wind turbine monopile foundation performance*. Dept. of Civil and Structural Engineering, The University of Sheffield, Sheffield, United Kingdom.
- Bessa, A. O. (2005). *Avaliação da resistência lateral em estacas escavadas com trado submetidas à tração*. Dissertação (Mestrado em Engenharia), Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa. 153 f.
- Biarez, J., Barraud, Y. (1968). *The use of soil mechanics methods for adapting tower foundations to soil conditions*. Technical Report 22-06 CIGRÉ, Paris.
- Broms, B. B. (1964). *Lateral resistance of piles in cohesionless soils*, Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, American Society of Civil Engineers, Vol 89, No. SM3, pp 123-157.
- Danziger, F. A. B. (1983). *Capacidade de carga de fundações submetidas a esforços verticais de tração*. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.
- Dave, T.N.; Dasaka, S.M. (2012). *Assessment of portable traveling pluviator to prepare reconstituted sand specimens*. Dept. of Civil Engineering, IIT Bombay, Mumbai 400076, India.

- Matlock, H. (1970). *Correlation for design of laterally loaded piles in soft clay*. Proc. Offshore Technology Conference, Houston, Texas, Paper OTC 1204.
- Matlock, H.; Reese, L.C. (1960). *Generalised Solutions for Laterally Loaded Piles*. J. Soil Mech. Found. Div., 86 (5), 91-97.
- Mello, V. (1979). *A evolução das estacas tubulares metálicas no brasil*. I Congresso ABCEM, p. 1 – 8.
- Meyerhof, G. G. (1973). *The uplift capacity of foundations under oblique loads*. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 10, No. 1: pp 64-70.
- Murthy, V. N. S. (2002). *Geotechnical engineering: principles and practices of soil mechanics and foundation engineering*. Edição ilustrada, CRC Press, 1056 págs.
- Neves, D. P. (2012). *Estudo do comportamento de estacas tubulares vazadas submetidas ao arrancamento, através de ensaios em centrífuga geotécnica*. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil), Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro. Centro de Ciência e Tecnologia. Laboratório de Engenharia Civil. Campos dos Goytacazes – RJ.
- Paik, K.; Salgado, R. (2003). *Determination of bearing capacity of open-ended piles in sand*. Journal of Geotechnical and Geo environmental Engineering. Vol. 129, No. 1, pp. 46-57.
- Poulos, H.G.; Davis, E.H. (1980). *Pile Foundation Analysis e Design*, Wiley, New York.
- Ramadan, M.I. (2014). *Behavior of offshore piles under monotonic inclined pullout loading*. Lecturer, Civil Engineering Department, Faculty of Engineering, Assiut University, Assiut, Egypt.
- Reese, L.C.; Cox, W.R.; Koop, F.D. (1974). *Analysis of laterally loaded piles in sand*, Proc., 6th Offshore Technology Conference, Vol. 2, Houston, pp. 473-483.
- Reese, L. C.; Cox, W. R.; Koop, F. D. (1975). *Field testing and analysis of laterally loaded piles in stiff clays*. Proc. 7nd Annual Offshore Technology Conference, paper nº2312, Dallas Texas, p. 671-679.
- Russo Jr, W.C.; Bernardes, G.P. (2002). *Estudo da capacidade de carga em estacas sob carregamentos inclinados*. UNESP, São Paulo – SP.
- Terzaghi, K. (1955). *Evaluation of coefficients of subgrade reaction*. Geotechnique, v. 5, p. 298-326.